論 文

制御系設計のための可変速揚水発電プラント 動特性モデル*

高木 康夫†

The Variable Speed Hydro-turbine Generation Plant Dynamic Model for Controller Design*

Yasuo Takagi[†]

The dynamic model of variable speed hydro-turbine plant is proposed for controller design. The classical dynamic model of hydro-turbine plant includes a typical reverse response model. Then the response speed of the plant output is strictly limited in order not to respond reversely or oscillatory. In case of the variable speed hydro-turbine plant, faster response speed should be possible since the plant consists of winding-type synchronous generator whose output can be controlled by the excitation control. The proposed model is to design controller and analyze the plant dynamics. The model includes winding-type synchronous generator model and hydro-power plant water column-turbine characteristic model. The simulations by the model suggest that the reverse response problem can be avoided without serious water pressure rise and achieve much faster output power response.

1. はじめに

揚水発電はGW を超える容量を持つプラントが実用 化され、電力系統の需給バランス保持に役立っている. 基本的な動作は、電力需要の少ない夜間に下池から上池 へ水をくみ上げ位置エネルギーとして電力を蓄え、電力 需要の多い昼間にこの水を用いて発電し電力需要に応え る. 多くの揚水発電では揚水時の電動機消費電力が一定 であるのに対して、回転数を変えることにより揚水時の 電力消費を変えることのできる可変速揚水発電(Fig. 1) が注目を集めている. この能力により火力発電に需給調 整余力が少ない夜間に電力余剰量の大きな変動があって も応えられる.このシステムは巻線型同期発電機を用い, その励磁制御により水をくみ上げるポンプの回転数を変 える. ポンプの回転数と消費電力には強い相関があるの で消費電力を制御できる。可変速揚水発電プラントの建 設実績は1990年代よりあり[1],今日まで電力供給の一 翼を担ってきた. さらに近年, 再生可能エネルギー電源

Department of Electrical and Electronic Engineering, Daido University; 10-3 Takiharu-cho, Minami-ku, Nagoya city, Aichi 457-8530, JAPAN

Key Words: process control, reverse response system, dynamic model, excitation control, variable speed hydro-turbine.



Fig. 1 Pump hydro-power plant

の増加に伴い,その不安定性に対応した高速応答も期待 される.これに対し,可変速揚水発電は巻線型同期発電 機の励磁制御により高速な出力応答が期待できる.

一方,現状の水力発電プラント出力制御系は,ガバナ による出力制御のために開発された,逆応答特性を持つ 水路-水車動特性モデル [2-6]を用いて設計される.対 象プラントが逆応答特性であるので,その出力制御は逆 応答に配慮した制約された応答速度となる.そこで,可 変速揚水発電プラントの特長を生かした高速な出力制御 を設計・評価するため,ガバナと励磁制御を組み合わせ た制御系を評価できる動特性モデルを提案する.従来に 比べて速い応答を評価するので,モデルは水撃現象を含

^{*} 原稿受付 2016年1月27日

[†] 大同大学 工学部 電気電子工学科

507

む水理系と巻線型同期発電機の特性を組み合わせる必要 がある.既報告として文献[7]にシミュレータの紹介は あるものの,明確にモデルを示した文献は知られていな い.本論文で提案する動特性モデルは,発電機モデルと して標準的なd-q軸変換による巻線型同期機 (DFSG)の モデルを,水理モデルは水圧評価のため特性計算法を用 いたモデルを採用した.とくに,水理モデルの応答は文 献[8]に報告された実機応答と比較することによりモデ ルを検証した.つぎに,本モデルの有効性を示すために, 励磁・ガバナ制御による揚水動作時と発電時の出力制御 応答を従来のガバナ制御のみによる応答と比較・考察す る.従来の揚水発電の応答と比較して,大幅な速応性実 現の見通しが得られることを示す.

従来の水力発電ガバナ制御用モデルと その特徴

従来,可変速揚水発電プラントに対して,明確にその 制御系の設計用動的モデルを示した文献は見当たらない. 一方,発電所建設のために開発された水撃現象を含む水 理モデルは,多くの実績があり報告されている [9-13]. しかし,これらのモデルはガバナのフィードバック制御 を含まない水理解析モデルであり,制御系の設計や解析 に用いることはできない.そこで,本章では同期発電機 をもつ従来の水力発電プラントの制御系設計モデルを紹 介する.2.1に現行のガバナ制御設計・解析用動特性モ デルを紹介し,2.2にその出力応答の特徴と速応性の限 界を示す.

2.1 従来のガバナ制御設計用モデル

.

現行の水力発電プラントのガバナ制御設計用モデルを, 文献 [2,3] に従い説明する.このモデルは、単独水管に流 れる水を剛体と仮定した水流量運動方程式 (1) と、オリ フィス特性 (2) 式で近似したタービン特性、および、機 械出力 P_m 特性 (3) 式から導出される.(3) 式において A_t は出力係数である.

$$\frac{dq}{dt} = (h_s - h - h_I)gA/L \tag{1}$$

$$q = G\sqrt{h} \tag{2}$$

$$P_m = A_t q h \tag{3}$$

(2) 式および (3) 式を水圧平衡値 h₀,ガバナ初期開度 G₀, 流量初期平衡値 q₀ の近傍で線形化する. Δ は平衡値な どからの変化分であることを表す.

$$\Delta q = \Delta G \sqrt{h_0} + G_0 \frac{\Delta h}{2\sqrt{h_0}} \tag{4}$$

$$\Delta P_m = A_t q_0 \Delta h + A_t \Delta q h_0 \tag{5}$$

(1)~(5)式をまとめることにより、classical formulaとよばれる水力発電の安定性解析やガバナ制御の検討に用いられる(6)式が得られる。

$$\frac{\Delta \overline{P_m}}{\Delta \overline{G}} = \frac{1 - T_w s}{1 + \frac{T_w}{2} s} \tag{6}$$

ここで、変数のバーは基準値で除した pu 単位の変数で あることを示し、時定数 T_w は (7) 式で定義される. 添 え字 base は基準値であることを示す.

$$T_w = \frac{Lq_{base}}{h_{base}gA} \tag{7}$$

このモデルは広く水力発電のガバナ制御のエンジニア リングに使われる有用なモデルであるが,導出過程から わかるように以下の制約がある.

- (1)水理現象に関して剛体モデルなので、適用可能範囲 は水圧鉄管の共振周波数より低い現象まで[14].こ れより速い応答が関係する領域には適用できない。
- (2) タービン特性(4)式や出力特性(5)式を仮定しているので、製造業者が供給する詳細なタービン特性を利用しない。
- (3)(6)式は微小変化に対して有効な線形化モデルであり、大きな過渡変化の解析には適さない。

2.2 ガバナ制御による出力応答速度の限界

(6)式に示した水力発電プラントモデルは、典型的な 逆応答特性をもつので、高速出力応答には制約がある。 その様子をFig. 2に示す定数フィードバックガバナ制御 による出力応答Fig. 3により確認する.近年の大規模揚 水発電を考慮し、時定数*Tw*を2秒とした。

このシミュレーションでは、50%の出力変更を100秒 程度で行えば、出力逆応答は小さくなるが、10秒で出力 変更を行うと、8%程度の逆応答を生じる。出力の逆応 答は電力系統の需給安定性に対して好ましくない、実際 の水力発電プラントでは、応答速度を制限したうえで、 ガバナ制御としてゲインフィードバックのみではなく遅



Fig. 2 Gain feedback governor and classical hydro power plant model



Fig. 3 Output P responses when ramp set value changes are applied

れフィルタを加えるなどにより出力の逆応答を抑制する [15,16]. Fig. 3では、4秒の一次遅れフィルタにより逆 応答を抑制した例を示す.応答速度はここに示したよう に1分以上に調整される.

このように,従来の水力発電プラントではガバナによ り出力を制御するので,出力逆応答を防ぐため応答速度 に制約がある.この許容範囲の応答速度で運用される.

3. 可変速揚水発電プラントの動特性モデル

可変速揚水発電の特徴は,発電機が巻線形同期発電機 (DFSG)であり,揚水時にも発電時にも回転数が可変で あること,DFSGの特性として励磁制御により同期発 電機と比べて急速な電力制御が可能であることが挙げら れる.このため,ガバナ制御のみにより出力制御する従 来の水力発電に対して,ガバナ制御と励磁制御により高 速協調動作が可能である.一方,DFSGの高速応答が与 える水理現象,とくに水圧への影響評価が必要である. そこで,これらの解析を可能とする動特性モデルを提案 する.

3.1 巻線形同期発電機モデル

可変速揚水発電に使われてきた巻線形同期発電機 (DFSG)は、風力発電にも広く使われるようになっている [17]ので、その確立された動特性モデルを採用した. DFSG 動特性モデルは巻線型誘導発電機としてモデル 化される.ステータとロータの巻線電圧は下式で表現される.

$$\nu_{sj} = r_s \cdot i_{sj} + \frac{d\lambda_{sj}}{dt} \quad (j = (1, 2, 3)) \tag{8}$$

$$\dot{\nu}_{sj} = \dot{r}_r \cdot \dot{i}_{rj} + \frac{d\lambda'_{rj}}{dt} \quad (j = (1, 2, 3)) \tag{9}$$

この3相電圧を,系統電圧に同期する座標系のd-q軸表 現に変換する.θは座標系の回転角である.

$$\nu_{qs} = \frac{2}{3} \left[\nu_{s1} \cos\theta + \nu_{s2} \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) + \nu_{s3} \cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) \right]$$
(10)

$$\nu_{ds} = \frac{2}{3} \left[\nu_{s1} \sin\theta + \nu_{s2} \sin(\theta - \frac{2\pi}{3}) + \nu_{s3} \sin(\theta + \frac{2\pi}{3}) \right]$$
(11)

ロータ巻線の電圧も同様に変換する. θ_r はロータの回転角である.

$$\nu_{qr}' = \frac{2}{3} \left[\nu_{r1}' \cos(\theta - \theta_r) + \nu_{s2}' \cos(\theta - \theta_r - \frac{2\pi}{3}) + \nu_{s3}' \cos(\theta - \theta_r + \frac{2\pi}{3}) \right]$$
(12)

$$\nu_{dr}' = \frac{2}{3} \left[\nu_{r1}' \sin(\theta - \theta_r) + \nu_{s2}' \sin(\theta - \theta_r - \frac{2\pi}{3}) + \nu_{s3}' \sin(\theta - \theta_r + \frac{2\pi}{3}) \right]$$
(13)

電流についても同様に変換し、電圧方程式に現れる磁束 の微分項を、磁束自体の微分項と回転による変化の項に 分割することにより、次の方程式群にまとめる。

$$\nu_{ds} = r_s i_{ds} + \frac{d\lambda_{ds}}{d\lambda} - \omega \lambda_{qs} \tag{14}$$

$$\nu_{qs} = r_s i_{ds} + \frac{a\lambda_{qs}}{dt} + \omega\lambda_{ds} \tag{15}$$

$$\lambda_{ds} = L_{ls} i_{ds} + L_m (i_{ds} + i'_{dr}) \tag{16}$$

$$\lambda_{qs} = L_{ls}i_{qs} + L_m(i_{qs} + i'_{qr}) \tag{17}$$

$$\nu'_{dr} = r'_r i'_{dr} + \frac{d\lambda_{dr}}{dt} - (\omega - \omega_r)\lambda'_{qr} \tag{18}$$

$$\nu'_{qr} = r'_r i'_{qr} + \frac{\omega \cdot q_r}{dt} + (\omega - \omega_r) \lambda'_{dr}$$

$$\lambda'_r = I'_r i'_r + I_r (i_r + i'_r)$$
(19)
(20)

$$\lambda_{dr} = L_{lr} i_{dr}' + L_m (i_{ds} + i_{d}')$$

$$\lambda_{qr}' = L_{lr}' i_{qr}' + L_m (i_{qs} + i_{q}'r)$$
(21)

これらの方程式から,磁束項入を消去することにより, 次の電圧方程式を得る.



ここで、p = d/dt, $L'_r = L'_{lr} + L_m$, $L_s = L_{ls} + L_m$ であ る. また、発電機トルクは (23) 式で、有効電力は (24) 式、無効電力は (25) 式で評価する.

$$T_e = \frac{3}{2} \frac{P}{2} L_m (i_{qs} i'_{dr} - i_{ds} i'_{qr})$$
(23)

$$P_e = \frac{3}{2}\omega_r L_m (i_{qs}i'_{dr} - i_{ds}i'_{qr}) \tag{24}$$

$$Q_e = \frac{3}{2} (i_{qs} \nu_{ds} - i_{ds} \nu_{qs}) \tag{25}$$

以上の式を組み合わせて構築した DFSG モデルを Fig. 4 に示す. ここで、abc → dq ブロックは (10)、(11) 式を、 ν to di/dt ブロックは、(22) 式を $p \cdot [i_{ds} i_{qs} i'_{dr}]^t$ に ついて解いた式を計算する. この電流微係数を積分して 電流を求める. また、Torque ブロックは (23) 式を実行 する. dq → abc は (10)、(11) 式の逆変換である.



Fig. 4 DFSG model

3.2 水理モデル

水力発電において,長い管路の水撃評価は応答性を決 める重要な要素である.とくに,高速制御を実現するう えでの,最も重要な制約条件である.2.で説明した従来 の水力発電ガバナ制御用モデルは剛体モデルなので,水 圧鉄管の共振周波数より高速な応答を解析することはで きない[5].すなわち,可変速発電機の高速応答時に水車 タービン・ケーシングにかかる圧力を評価することがで きない.一方,高精度なCFD(計算流体力学計算)は計 算負荷が重いため,全体システムの動特性評価には向か ないと考えられる.そこで本モデルでは,比較的計算時 間が短い一方,圧力評価を行うことができる特性曲線法 [18,19]を採用した.

特性曲線法では、流れに沿った圧力変化による力、管 の断面積変化に伴う力、重力、摩擦力からなる力のバラ ンス式 (26) と水の流れの連続式 (27) を以下のように差 分化して解く.すなわち、時間刻み Δt と管路の長さ方 向距離刻み Δx とが、 $\Delta t = \Delta x/a$ なる関係を持つように 決める. a は (28) 式に示す水管の音速である.また、f は水管の摩擦係数であり、本モデルでは調整パラメータ とした.

$$g\frac{\partial H}{\partial x} + \frac{\partial V}{\partial t} + V\frac{\partial V}{\partial x} + \frac{f}{2D}V|V| = 0$$
(26)

$$\frac{a^2}{g}\frac{\partial V}{\partial x} + \frac{\partial H}{\partial t} + V(\frac{\partial H}{\partial x} + \sin\alpha) = 0$$
(27)

$$a = \frac{\sqrt{K/p}}{\sqrt{1 + (K/E)(D/e)c_1}} \tag{28}$$

特性曲線法の優れた点は、xにおける Δt 時刻未来 $t+\Delta t$ の状態を、両隣の点 $x+\Delta x$ 、 $x-\Delta x$ の現在の時刻tの状態から計算することにより、偏微分方程式を簡単な差分方程式により解くことができる点にある。この方法により、差分方程式表現に変換した流速に関する方程式を(29)式に、水頭に関する方程式を(30)式に示す。

$$V(i,t) = \frac{1}{2} [V(i-1,t-\Delta t) + V(i+1,t-\Delta t) + \frac{g}{a} \{H(i-1,t-\Delta t) - H(i+1,t-\Delta t)\} - \frac{g}{a} \Delta t + \frac{g}{a} \{H(i-1,t-\Delta t) - H(i+1,t-\Delta t)\} - \frac{f\Delta t}{2D} \{V(i-1,t-\Delta t) - V(i+1,t-\Delta t) + V(i+1,t-\Delta t) + V(i+1,t-\Delta t) | V(i+1,t-\Delta t)] \}$$
(29)

$$\begin{split} H(i,t) &= \frac{1}{2} [H(i-1,t-\Delta t) + H(i+1,t-\Delta t) \\ &+ \frac{a}{g} \{V(i-1,t-\Delta t) - V(i+1,t-\Delta t)\} - \Delta t \\ &\cdot \sin \alpha \{V(i-1,t-\Delta t) - V(i+1,t-\Delta t)\} \\ &- \frac{af\Delta t}{2gD} \{V(i-1,t-\Delta t) | V(i-1,t-\Delta t)| \\ &+ -V(i+1,t-\Delta t) |V(i+1,t-\Delta t)|\}] \quad (30) \end{split}$$

つぎに,水車と水路の境界条件について述べる.発電時は,水車は管路の途中にある弁としてモデル化する. 揚水時は,直接水車完全特性を用い,回転数とガイド ベーン開度より流量を求める.なお,水車完全特性は, 4.に示すように正規化回転数 N/√H に対して一価関数 とは限らないので,極座標によるスプライン関数で近似 する.

(1) 発電時の水車-水路境界計算

発電側の水車特性は**3.3**の水車タービンの特性例として Fig. 6(a) に示すように,回転数に対して流量の決まら ない領域があり,直接完全特性を水路の境界条件とする ことが難しい.そこで,以下に示す考え方で境界条件を 定式化した.

<u>ステップ1</u>水車回転数N,ガイドベーン開度,さらに, 一価関数でないので流速V=流量/断面積を,スプライン関数で近似した水車特性に与えて,この瞬時における水車を弁とみなしたときの開度定数 τ を(31)式により求める. Rは,流速V,回転数Nおよびガイドベーン開度を入力して,水車特性を表すスプライン関数により計算される現在の状態点から原点までの距離である.計算方法は付録3(1)に示す.開度定数 τ と水の流速,水頭の関係は(32)式で表す.ここで, V_{HT} , H_{HT} は水車に流入する水の流速,水車前後の水頭差であり, V_0 , H_0 はその基準値である.

$$\tau = \frac{V_{HT}/V_0}{\sqrt{(N/RN_0)^2 + (V/RV_0)^2}}$$
(31)

$$\frac{V_{HT}}{V_0} = \tau \sqrt{\frac{H_{HT}}{H_0}} \tag{32}$$

<u>ステップ2</u> 管路の途中にある弁のモデル(文献 [18], pp. 86–90)を用いて,前後の管路と水車の水頭・流速 の境界条件とする.この計算方法は付録 3(2)に示す. (2) 揚水時の水車-水路境界計算

揚水時は、ポンプ回転数で流量がほぼ一意に決まること から、①揚水側水車特性に正規化ポンプ回転数 N/√H, ガイドベーン開度を入力して水車-水路境界の流量の計 算式、②上流側と下流側の水頭の連続式、の2式を連立 させて解く、この定式化は**付録 3**(3) に示す.

(3) 水車トルク計算

揚水時の水車−水路境界計算と同様に,正規化ポンプ回 転数 N/√H,ガイドベーン開度を入力してトルクを計 算する.この計算方法は付録3(4)に示す.このトルクを 発電機モデルの機械トルクとして入力する.

これにより、2. に示した従来の線形化モデルが定格回 転数近傍での微小変化のみを解析対象とするのに対して、 揚水・発電の広い領域について、回転数や流量、水頭の 解析が可能となる.

3.3 水理モデルの検証

水車タービンおよび水管からなる水理モデルは、水車 タービンと水管との境界条件が複雑なので、文献[8]に示 された奥清津第二発電所の構成 (Fig. 5) およびデータを 用いて検証した.この発電所は、上端と下端に池をもつ ので圧力一定の境界条件となり、途中に圧力サージタン ク、ポンプ水車を2系統もつ.この水路のパラメータを 文献[8]に従い Table 1 に示す.音速はすべて 1000m/s とし、管路の距離刻みは 1m、時間刻みは 1ms とした.



Fig. 5 The hydro power plant model

Table 1 The piping system parameters

Column number	Length (m)	Diameter (m)	Sonic wave velocity (m/s)	Mesh number
1	671	5.7	1000	671
2	101	5.7	1000	101
3	48	5.7	1000	48
4	673	5.0	1000	673
5	447	4.4	1000	447
6	127	3.2	1000	127
7	127	3.2	1000	127
8	12	2.25	1000	12
9	12	2.25	1000	12
10	105	4.1	1000	105
11	97	4.1	1000	97
12	23	5.7	1000	23
13	44	5.7	1000	44
14	779	5.7	1000	779

ポンプ水車の特性は、文献 [20] 記載のデータを読み取 り使用した.ガイドベーン開度が小さいところ、回転数 が1pu以上でトルクが小さいまたは負の領域ではデータ が不正確であるが、全体の特性は大型揚水発電プラント 向け水車として標準的な特性である.この回転数に対す る流量特性とトルク特性をFig.6に示す.以上の構成を 用いて、文献 [8] に記載された奥清津第2発電所の実測 データと比較することにより、水理モデルを検証した.

検証方法は、文献[8] 試験時のガイドベーンストローク と水車回転数の過渡応答を読み取り、ガイドベーンスト ロークは折れ線近似で、水車回転数はスプライン近似で モデルに入力として与え、水車入口水頭の過渡応答を比 較した.代表的な過渡応答として、定格発電状態からの 負荷遮断試験と揚水状態の入力遮断試験の応答波形を比 較した.Fig.7は発電時負荷遮断による圧力応答、Fig. 8 は揚水時入力遮断による圧力応答である。各図におい て(a) は与えたガイドベーン(GV)開度と回転数、(b) は シミュレーションと文献 [8] に示された測定データによ る水頭を示す.なお、以下のシミュレーションでは水頭 (head) をもって水圧を表す.水頭は、相当する水柱の高 さにより水圧を表し、Fig.7(b) において水頭が 600m



(a) Rotational number - flow rate characteristic



Fig. 6 Pump turbine characteristic in the model



Fig. 7 Load cut off response by the simulation

であれば 600m の水柱底面が受ける圧力が水車躯体にか かっていることを示す.

波形を比較すると、水車特性が文献 [20] による特性で あるので水車特性に誤差があり、またサージタンクの制 水口特性誤差などが考えられ、文献 [8] 記載の実測デー タと差を生じているが、水頭の概略応答は再現している。 水力発電建設評価のためのシミュレータであれば、さら



Fig. 8 Input cut off response by the simulation

に精度の追求が必要であるが、本モデルの目的はガバナ および励磁制御の検討用なので、提案タービン-水路モ デルはほぼ妥当なモデルと考えることができる。

4. 励磁ガバナ制御による高速出力制御の 予備検討

3. に示した制御用可変速揚水発電プラントモデルを用 いて,高速出力制御が可能となる励磁ガバナ協調制御の 可能性を検討した.とくに,従来の水力発電モデルでは 解析できない,巻線型発電機の高速出力制御による水撃 の大きさが重要である.まず,制御系検討のため対象プ ラントのパラメータを仮定する.

4.1 モデルパラメータ

水理モデルに関しては **3.2** で述べた奥清津第2発電所 の構成と文献 [20] 記載のタービン特性を用いた.発電機 パラメータに関しては,水力発電機パラメータとして典 型的な水力発電プラント向け発電機 [21] の値を採用し た.パラメータを Table 2 に示す.これらのパラメータ は (34)~(37) 式 [21] により pu 単位変数に変換した後, (33),(39)~(42) 式により物理的な等価回路のパラメー タに変換し,(22) 式などのモデル式に用いる.

Table 2 The parameters for the generator [20]

Base Voltage	16.5kV
Base Output	300MW
Pole number	48
Inertia IN	10 second
x_d	0.97pu
x'_d	0.32pu
$x_d^{"}$	0.23pu
T'_{do}	5.8 sec
T_{a}	0.18 sec

$$IN = \frac{J\omega^2}{D}$$
(33)

$$x_d = x_{ls} + X_m \tag{34}$$

$$x'_{d} = x_{ls} + \frac{x_{m}x_{lf}}{x_{lf} + x_{m}}$$
(35)

$$T'_{do} = \frac{1}{\omega r_r} (x_m + x_{lf}) \tag{36}$$

$$T_a = \frac{\omega_a}{\omega r_a} \tag{37}$$

$$x_2 = \sqrt{x''_d x''_q} \cong x''_d$$
(突極性が小さいので) (38)

基準インピーダンスを $Z_N = V_{base}^2 / P_{base}$ と表すと, pu 単位変数と物理変数の間には次の関係がある.

$$\omega L_s = \omega (L_{ls} + L_m) = Z_N (x_{ls} + x_m) \tag{39}$$

$$r_s = r_a \cdot Z_N \tag{40}$$

$$\omega L_r' = Z_N(x_{lf} + x_m) \tag{41}$$

$$r'_r = r_r \cdot Z_N \tag{42}$$

4.2 簡易協調制御系の検討

提案モデルと3個のPI制御器を組み合わせて,簡易協調制御系を構成した(Fig. 9).PI制御器は,上から ガバナ制御器,DFSGの有効電力制御器,無効電力制 御器である.これらの制御により電力系統と発電システ ムは相互作用するが,本節の簡易制御検討では相互作用 は省略し,電力系統の電圧とその位相は一定,すなわち $\nu_{ds}, \nu_{as}, \omega$ は一定とした.



Fig. 9 Variable speed pump-hydro plant model

ガバナ制御器は,有効電力の偏差を計算しPI演算に よりガイドベーン開度を制御する.DFSGの有効電力制 御器は有効電力の偏差を見てロータ巻線のq軸電圧を制 御する.無効電力制御器は無効電力偏差を見てロータ巻 線のd軸電圧を制御する.ガバナ制御とDFSGのq軸 電圧制御は同じ有効電力を制御するが,DFSGによる制 御がガバナ制御より速く動作するので,干渉しないよう に設計することができる.制御設計の考え方を**付録4.**に 示す.

このモデルによる揚水時と発電時の負荷急変に対す る応答を Fig. 10 および Fig. 11 に示す. 揚水シミュ レーションではポンプ消費動力を 300MW から 100MW



Fig. 10 Simulated response of pumping mode load change

へ5秒で変更した.発電時には10秒間で150MWから 300MWまでランプ変化させた.いずれも,揚水発電と しては高速応答であるが,有効電力の行き過ぎ量は見ら れない.一方,このときの水車圧力は,揚水時には大き な変化は見られないのに対して,発電時には若干の変化 がみられる.しかしこれも負荷遮断試験と比べれば十分 許容範囲内である.また,このときの水車回転数をみる と,両モードともまだ過渡状態にある.すなわち,水理 系はゆっくり応答している.その与えられた瞬時の圧力 と流量の条件に対して励磁制御により電力が制御されて いる.

比較例として,従来の水力発電において 10 秒の有効 電力目標値のランプ変化を与えた場合の発電出力のシ ミュレーション結果を Fig.12 に示す.プラントの伝達関 数は (6) 式で与えられ,時定数 は (7) 式により計算され る. Table 1 のデータより $T_w = 4(s)$ である.ガバナは P 制御とした.プラントが不安定ゼロ点を持つので, Fig. 12 に示すように,大きな逆応答や 11 秒以降にいったん 出力上昇率が大きくなってから 1pu に収束する動作が発 生する.なお,従来のプラントモデル (6) 式は,一定速 度を仮定しているので,DFSG の可変速モデルと組み合 わせることは適当でない.

このように、提案モデルでは、従来の水力発電モデル では検討できなかった水管の共振周波数(この例では2



Fig. 11 Simulated response of generating mode load change



Fig. 12 Hydro plant response simulation controlled by P governor

秒)をこえる高速な励磁制御とガバナ制御の協調制御を 解析 [14] でき,同時に,水圧変動を評価することがで きる.

5. おわりに

可変速揚水発電プラントの高速制御を検討するために, DFSG モデルと特性計算法による水理モデルを組み合わ せた可変速揚水発電プラントの動特性モデルを提案した. このモデルの特徴は,DFSG の高速負荷追従制御による 水理系への影響,とくに,水圧の変化を評価できる点に ある.つぎに,この提案モデルにガバナ制御と励磁制御 を加え,揚水時および発電時の急速目標値変化に対する 応答を評価した.この結果,水理系はゆっくりした応答 を示すなか,励磁制御により発電機はその出力を急速に 変化させうることがわかった.このときの水撃による圧 力変化は,本応答条件では負荷遮断時より十分小さく, 許容範囲内と判断される.以上の制御系の検討により, 従来の水力発電動特性モデルでは困難[14]であった励磁 制御とガバナ制御の協調による高速制御の検討が可能で あることを示し,提案動特性モデルの有効性を示した.

今回の解析で設定した可変速揚水発電プラントの制御 系は,暫定的なものである.とくに発電時には最終的に は,発電機回転数は同期回転数に制御され,出力はガイ ドベーン開度により制御される必要がある.このような 仕様を考慮した協調制御系の検討を進める.

参考文献

- [1] 電気学会編: 電気工学ハンドブック, 第7版, p. 1259 (2013)
- [2] Working group on prime mover and energy supply models for system dynamic performance studies of IEEE: Hydraulic turbine and turbine control models for system dynamic studies; *IEEE Trans. on Power Systems*, Vol. 7, No. 1, pp. 167–179 (1992)
- [3] L. N. Hannett and J. W. Feltes: Field tests to validate hydro turbine-governor model structure and parameters; *IEEE Trans. on Power Systems*, Vol. 9, No. 4, pp. 1744–1751 (1994)
- [4] D. H. Thorne and E. F. Hill: Field testing and simulation of hydraulic turbine governor performance; *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems*, Vol. 93, No. 4, pp. 1183–1191 (1974)
- [5] Y. C. Choo and K. M. Muttaqi: Modelling of hydraulic governor-turbine for control stabilization; *ANZIAM J.*, Vol. 49, pp. C681–C698 (2008)
- [6] 落合,村井,松井,駒見:自流式水力発電所ガバナフ リー運転の適正設計;平成6年電気学会全国大会,pp. 12-130-12-131 (1994)
- [7] 夏,森,下村:水力プラントの総合解析・検証システム;
 三菱電機技報,Vol. 74, No. 11, pp. 714-717 (2000)
- [8] K. Fujino: Water hammer analysis by the algebraic method and its application to conduits of pumped storage power plants; Doctoral dissertation, No. 215301, Tokyo University (2002)
- [9] 志満: ポンプ水車負荷遮断時における水圧脈動の研究;
 機械学会論文集 (B 編), Vol. 45, No. 389, pp. 62–71 (1979)
- [10] 中山: 揚水発電所の長大高流速直結放水路中の水撃圧と 水圧脈動; 土木学会論文報告集, Vol. 324, pp. 161–172 (1982)
- [11] 島田:水撃モデルによる管路系定常流計算の収束性加速
 に関する理論; 土木学会論文集, Vol. 375, pp. 127–132
 (1986)
- [12] 藤野,橋本,芳賀:奥清津第二発電所の調圧水槽のサージングおよび水撃圧の検討 その1;電力土木,No. 263, pp. 40-47 (1996)
- [13] 藤野,芳賀,柳瀬:奥清津第二発電所の調圧水槽のサージングおよび水撃圧の検討 その2;電力土木, No. 265, pp. 45–50 (1996)
- [14] R. Oldenburger and J. Donelson: Dynamic response

of a hydroelectric plant; *AIEE Trans.*, Vol.31, Part 3, pp. 403–419 (1962)

- [15] 稲垣,石黒,羽田,北沢,高木,岩渕,杉下,三ッ本, 野口,戸田:アドバンスト制御を用いた水力発電所水位 サージング抑制方法;電気学会論文誌(B), Vol. 122-B, No. 6, pp. 761–768 (2002)
- [16] K. Iwabuchi, Y. Takagi, T. Konai, Y. Nakahara, K. Kubota, M. Ubukata and K. Masaki: Advanced governor controller for pumped-storage power plant and its simulation tool; *SICE-ICASE in Busan*, pp. 6064– 6068 (2006)
- [17] S. Muller, M. Deicke and R. W. De Doncker: Doubly fed induction generator systems; *IEEE Industry Applications Magazine*, May&June, pp. 26–33 (2002)
- [18] 横山: 水撃入門, 日新出版 (2003)
- [19] K. Iwabuchi, Y. Takagi and T. Konnai: Development of hydroelectric power plant model; *Proceeding* of *IEEJ Power and Energy Society Conference*, No. 205, pp. 21-31–21-32 (2009)
- [20] 田中:ポンプ水車の過渡現象における問題点,ターボ機
 械, Vol. 4, No. 7, pp. 41–50 (1976)
- [21] 電気学会(編):電気工学ハンドブック, p. 697 (1978)

付 録

付録 1. 記号リスト (**3.1** DFSG モデル) ν: 電圧 i: 電流 L: インダクタンス P: 極数 r: 抵抗 T_m: 機械トルク $x: リアクタンス \theta: 固定子a相からq軸への角度$ λ : 磁束鎖交数 ω : 角速度 添え字 d: d-軸 添え文字 f: 界磁 添え字1:漏れ磁束 添え字m: 励磁 添え字 q: q-軸 添え字 r: 回転子 添え字 s: 固定子 上付き添え字 ': 固定子から見た回転子定数 オペレータ p:=d/dt(4.1)J: 水車発電機慣性 IN: 慣性定数 Pbase: 基準電力 r: 抵抗 r_a:固定子回路抵抗(pu) V_{base}: 基準電圧 Z_N: 基準インピーダンス ω: 系統周波数 T_{da}: d 軸開路過渡時定数 T_a: 直流分電圧時定数 *x*_d: *d* 軸初期過渡リアクタンス *x*₂: 逆相リアクタンス 添え字 f: 励磁回路に関する 添え字 l: 漏れ磁束に関する 添え字 m: 励磁に関する 添え字 s: 固定子に関する (タービン-水路モデル) (2.1)A: 水菅断面積 A_t: 出力係数 q: 重力加速度 G: ガイドベーン位置 h: タービン流入圧 h_s: 水の静圧 h_I: 摩擦損失 L: 水菅長

P_m: 機械出力 *q*: タービンの水流量 $\overline{\Delta P_m}$: 機械出力変化分 (pu) Δ: 平衝値からの偏差を示す 添え字 o: 初期値, 平衝値を示す base: 基準値であることを示す (3.2)D: 水管直径 e: 壁厚さ E: Young率 f: 摩擦係数 g: 重力定数 H: 水頭 K: 弹性定数 N: 水車回転数 R: 水車特性のパラメータ V: 水の流速 *α*: 傾き角 *ρ*: 密度 c1:水管の支持方法により決まる係数 τ: 弁の開度変数 添え字 $i, N, \Delta t$: メッシュの番号, メッシュ数, 時間刻 A 添え字 HT: 水車入り口の変数 o: 基準値であることを示す 付録 2. Classical Formula と特性曲線法による水 カプラント応答シミュレーションの比較 水車タービンの特性 (Fig. 6) を用いて特性曲線法に

水車タービンの特性 (Fig. 6) を用いて特性曲線法に より計算した,3種類のガバナランプ変化 (Fig.A1) に 対する水車出力と水車入り口圧の計算例を Fig.A2 に示 す. CASE 1 は,ガイドベーン開度 1 pu→0.8 pu, CASE 2 は,ガイドベーン開度 0.8 pu→0.6 pu, CASE 3 はガ イドベーン開度 0.6 pu→0.4 pu のランプ変化である. Classical Formula では,ガバナ位置や回転数によらず 常に一定の出力逆応答特性 (Fig. 3) であるのに対して, 特性曲線法による計算では水車特性により応答特性が異 なる.

付録 3. 水理モデルの計算方法に関する資料

(1) タービン状態点の極座標表示における距離の計算方 法

Fig. 6(a) に示した流量 – 回転数特性は,一部領域において回転数に対して一意に流量が定まらないので, Fig. A3 に示す極座標表示により特性を表す.距離 R の計算は,

<u>step1</u> シミュレーションの前に特性を表すスプライン係 数を求める (Fig. A4(a)),

<u>step2</u> シミュレーションでは、与えられた回転数とガイド ベーン開度、流量に対して極座標 を求める (Fig.A4(b)) からなる.

(2) 管路の中間に弁があるときの計算方法

管路の途中に弁がある管路では、上流側と下流側で別々 の管路として流速と圧力の関係式を立てる. 変数を Fig. A5 に示すように定義すれば、以下の式が得られる.

$$V_1 = V_R - \frac{g}{a}(H_1 - H_R) - \frac{f \cdot \Delta t}{2D} V_R \cdot |V_R|$$
 (A1)



Fig. A1 Ramp changes of governor openness







Fig. A3 Polar coordinates for Q-N characteristics

$$V_2 = V_S + \frac{g}{a}(H_2 - H_S) - \frac{f \cdot \Delta t}{2D} V_S \cdot |V_S|$$
(A2)

ここで、 $(V_1, H_1), (V_2, H_2)$ はそれぞれ管路1,2の終端、 $(V_R, H_R), (V_S, H_S)$ はそれぞれ管路1,2の終端の隣の計算 点の状態を表す.さらに、流れの連続から $A_1 \cdot V_1 = A_2 \cdot V_2$ が得られる.また、弁のモデルは、(A3)式で表される.





Fig. A5 The model and variables for the conduit with a valve

$$\frac{V_1}{V_0} = \tau \sqrt{\frac{H}{H_0}} \tag{A3}$$

ここで、 (V_0, H_0) は定格状態での水の流速と有効落差で ある.また、 τ は弁開度定数、有効落差は $H = H_1 - H_2$ である、以上の式を連立させて流速と水圧を解く、流速 に関して解いた式を (A4) に示す、この解は文献 [18] の (2-155)式に対応している.

$$V_{1} = \left(-\frac{\frac{A_{2}}{A_{1}} + 1}{\frac{A_{2}}{A_{1}}} \cdot \frac{V_{0}^{2} \cdot \tau^{2}}{\frac{g}{a} H_{0}} + \sqrt{\left(\frac{\frac{A_{2}}{A_{1}} + 1}{\frac{A_{2}}{A_{1}}} \cdot \frac{V_{0}^{2} \cdot \tau^{2}}{\frac{g}{a} H_{0}}\right)^{2} + \frac{4 \cdot V_{0}^{2} \cdot \tau^{2}}{\frac{g}{a} H_{0}}(B_{1} + B_{2})} \right) / 2$$
(A4)

$$B_1 = V_R + \frac{g}{a} H_R - \frac{f \cdot \Delta t}{2D} V_R \cdot |V_R| \tag{A5}$$

$$B_2 = V_S - \frac{g}{a} H_S - \frac{f \cdot \Delta t}{2D} V_S \cdot |V_S| \tag{A6}$$

なお、逆流する場合はルートの内外の符号を逆転させる. 他の変数は、V₁から容易に導くことができる.

(3) 揚水時の水車--水路計算

Fig. A6 に示す異なる管路の結合モデルと揚水ポンプの 流量を連立させる. 文献 [18] の異なる管路の連続式より, 管路1に対しては,

$$V_1 = V_R - \frac{g}{a_1} (H_1 - H_R) - \frac{f \cdot \Delta t}{2D_1} V_R \cdot |V_R|$$
 (A7)

管路2に対しては,

$$V_2 = V_S + \frac{g}{a_2} (H_2 - H_S) - \frac{f \cdot \Delta t}{2D_2} V_S \cdot |V_S|$$
(A8)

ここで, (V₁,H₁), (V₂,H₂)はそれぞれ管路1, 2の終端, (V_R,H_R), (V_S,H_S)はそれぞれ管路1, 2の終端の隣の 計算点の状態を表す.



Fig. A6 The model and variables of conduits and pump turbine

また,接合点での流量の連続式は,(A9)式で表される.

$$V_1 \cdot A_1 = V_2 \cdot A_2 \tag{A9}$$

以上の (A7)-(A9) 式に対して,未知数は, V₁,V₂,H₁,H₂ である.これに,以下の揚水ポンプ流量の関係式を連立 させて,すべての未知数を解くことができる.

ポンプモードの水車の流量は、あらかじめ Fig. 6(a) の ポンプモードに対して作成したスプライン係数を準備 する.つぎに、このスプライン係数を用いて、有効落差 $H = H_1 - H_2$ および、ガイドベーン開度 GV に対する流 量 Q をスプライン補間により求める.

$$Q = spline func(H, GV) \tag{A10}$$



Fig. A7

(4) 水車トルクの計算

事前準備として、Fig. 6(b)を読みさまざまな回転数 x_{rn} , ガイドベーン開度 x_{gv} に対して、トルクのデータ y_{data} を準備する.これを、Fig. A7(a)に示す方法で2次元ス プライン係数 y_c として保存する、シミュレーションに おいては、これらのパラメータ y_c, x_{rn}, x_{gv} と現在の回転 数、ガイドベーン開度を用いて、スプライン補間により トルク T_m/H を求める、これに、有効落差と定格トルク をかければトルク ($N \cdot m$)となる (Fig. A7(b)).

付録 4. 簡易制御の PI パラメータ調整の考え方

4.2 に述べた簡易協調制御は、3 個の PI 制御器をもつ、 各制御器は、ガバナ制御器、DFSGの有効電力制御器、 無効電力制御器である.とくに、ガバナ制御器とDFSG の有効電力制御器は、両者ともに有効電力を制御するの で干渉しないように調整することが求められる.3個の PI 制御器の操作端である①ガイドベーン開度, ②ロータ 巻線 q 軸電圧, ③ロータ巻線 d 軸電圧をステップ変化さ せたときの応答を Table A1 に,各操作端のステップ変 化を Table A2 に示す. ガイドベーン開度のステップ変 化では、大きな逆応答とその後の振動的な振舞いが特徴 である.一方,ロータq軸電圧のステップ変化に対して は, Fig. A8の丸印に示すように、ほとんど遅れなく有 効電力が立ち上がる.応答の立ち上がりに応答むだ時間 がないことおよび逆応答しないことが特徴である。その 後の振動的な振舞いはガイドベーン開度による振動波形 と似ており、Fig. A9を用いて理由を説明する.

ロータ q 軸電圧 ν_{qr} が変化すると,(22) 式に従って電 流が変化し,その結果電気トルクが変化する.電気トル クが変化すると,水車発電機の回転数が変化する.電力 系統周波数は一定としているので発電機ロータのスリッ プ率が変化し, Fig. A9に示すようにこれが再度 DFSG に影響を与える.たとえば,電圧 ν_{qr} を大きくすると, 発生する電気トルクが大きくなり(発電も増大),回転 数は低下する.これによりスリップが小さくなるので電 気トルクも小さくなり発電量は低下する.これの繰り返 しにより振動波形となる.一方,ガイドベーン開度を変 化させた場合は,直接水の圧力と流速に影響を与え,水 撃により発電量に逆応答を発生させる.これが,発電機 のスリップ,電気トルクに影響を与え,振動応答となる.

つぎに、ロータ d 軸電圧 *v*_{dr} の変化による無効電力 *Q* の応答について考察する.無効電力は reactive power と よばれるように交流の 1 周期(この場合は 16.7ms)の中 で電力を出し入れする大きさであり、1 周期で積分する と正味の電力の流れはゼロである.したがって、無効電 力が変化しても電気トルクは変化せず、発電機のスリッ プ率も変化しない.よって、タービン発電機の慣性ダイ ナミクスに影響はなく、電圧方程式(22)式の応答とな り、Table A1 下段右の応答となる.これにおいても、立 ち上がりに応答むだ時間や逆応答がないので、高速な応

Table A1 Step responses by actuators

Step disturbance	Effective Power	Reactive Power	
Guide Vane			
Rotor Quadrature Axis Voltage			
Rotor Direct			

Table A2 Step movements of the actuators





Fig. A8 The effective power response by ν_{qr} step change



Fig. A9 The model dynamics structure for the ν_{qr} change

答を実現する制御調整が可能である.

以上の考察を踏まえ,3個の PI 制御器の調整方針を 対象動特性の特徴とあわせ,Table A3 に示す.ガイド ベーン開度制御(ガバナ制御)は、制御対象動特性が逆 応答と振動特性をもつので、振動を積極的に制御するこ

ponetes					
	Plant Dynamics Features	Controller Design Policies			
Control for Guide Vane Openness	 Inverse Response Oscillation of 3 second period 	The response speed should be slow so that the manipulation does not evoke the oscillation and the inverse response.			
Control for Rotor Quadrature Axis Voltage	(1) Oscillation of 3 second period	The response speed should be fast enough to control the oscillation.			
Control for Rotor Direct Axis Voltage	(1) 1st order lag	The response speed can be fast because the plant dynamics is 1st order lag.			

 Table A3
 Plant dynamics features and controller design policies

とはできず、逆応答や振動を励起しないようにゆっくり 動作させる必要がある。一方、ロータ q 軸電圧 ν_{qr} の変 化による有効電力の変化は、振動的ではあるが、遅れな く立ち上がるので、応答速度を速くして振動を制御する ことができる。また、ロータ d 軸電圧 ν_{dr} の変化による 無効電力の制御も、制御対象動特性が1次遅れに近い特 性であるので、1秒以下の速い応答速度が可能である。

以下では、最もゆっくりした動作が要求されるガイド ベーン開度制御の調整手順を示す.まず、ガイドベーン ステップ応答の線形近似モデルを用いてボード線図を作 成する (Fig. A10). 2×10⁻¹rad/sから見られる位相の 遅れとゲインの上昇は逆応答による.2rad/sのゲインの ピークは発電機の振動による.つぎに、位相余裕とゲイ ン余裕を適切に確保できるように PI 制御パラメータを 設定する.逆応答特性があるので、速度フィードバック による安定化はできない.このような考察は従来のガバ ナ制御と同じである.



Fig. A10 Bode diagram for the step response by guidevane

つぎに、ガバナ制御とロータq軸電圧の制御に関して、 ガバナ制御のゲインを倍に、ロータq軸電圧の制御ゲイ ンを 1/10 に、制御時定数を 10 倍にしたときの様子を Fig. A11 に示す. 目標有効電力を 10 秒で 150MW から 300MW にランプ変更した. 対応する本文 Fig. 11 の応 答と比較すると、有効電力や水圧にうねりが発生してい る. このときの PI 制御のパラメータの比較を Table A4 に示す. このように、ガバナ制御とロータ q軸電圧制御 の調整により、大きく応答性が変化することがわかる.



Fig. A11 Power generation and water head response for the new PI parameters

Table A4 PI parameters

	Parameters for Fig. 11	Parameters for Fig. A11
Governor controller	Gain=0.001, TI=100000	Gain=0.002, TI=100000
Vqr controller	Gain=3, TI=1	Gain=0.3, TI=10
Vdr controller	Gain=-1., TI=2	Gain=-1, TI=2

TI: Integral time parameter (s)

著 者 略 歴

高木康夫(正会員)



1955年10月12日生.1978年京都大学 工学部原子核工学科卒業,1980年同専攻 修士課程修了.同年(株)東芝に勤務,2013 年大同大学に就職,現在に至る.電気制御 の研究に従事.工学博士.